

## 반슬림 폐단면 충전형 합성보의 휨성능 평가

임환택<sup>1</sup>, 최병정<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>경기대학교 대학원 건축공학과, <sup>2</sup>경기대학교 플랜트·건축공학과

### Bending Capacity Evaluation of the Infilled Composite Beam with Semi-slim Closed Section

Hwan Taek Lim<sup>1</sup>, Byong Jeong Choi<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>Department of Architectural Engineering, Kyonggi University Graduate School

<sup>2</sup>Department of Plant and Architectural Engineering, Kyonggi University

**요약** U형 강재보를 근간으로 콘크리트 슬래브와 합성을 위하여 A형의 덮개형 강재앵커를 검토하여 AU합성보를 연구하였다. 이는 노출형의 H형강 강재보에 비해 내부 평면의 자용성을 높일 수 있고 공기 단축과 더불어 층고 절감이 가능하며 튜브 구조로서 내부에 콘크리트를 충전하여 휨 강도와 휨 강성을 높였다. 본 연구에서는 AU합성보의 휨실험을 통해 성능을 평가하였다. 실험 결과, 하중 초기에 선형적으로 하중이 증가하면서 콘크리트 슬래브의 파괴에 의해 최대 강도에 도달하고 최대 내력의 85% 이상을 발휘하며 연성적 거동을 하였다. 또한, 덮개형 강재앵커를 통해 합성효과를 발휘하였으며 모든 실험체가 최대 내력에 도달할 때까지 완전 합성거동으로 안정적이었다. 그리고 U형 단면의 강판 두께를 증가시켰을 경우에도 휨 강도와 휨 강성이 증가하였고, U형 단면의 하부에 고강도 강판을 용접 부착하였을 경우에도 성능이 개선되었다. AU합성보의 휨강도는 건축구조기준에 따라 제안된 휨 강도식을 적용할 수 있을 것으로 판단되었다.

**Abstract** An AU-composite beam based on U-shaped steel beams and steel plate anchors of type A was developed. The composite beam reduced the height of the building floor and construction cost. In addition, it decreased the length of construction work, and improved the flexural strength and stiffness as a form of tubes. In this study, AU-composite beams were tested directly and their performance was evaluated through bending experiments. The strength of the specimens was increased initially by linear loads and reached a maximum strength due to destruction of the concrete slab. All of the experiments showed more than 85% of the maximum stress and performed gentle movement. In addition, there was good composite behavior with the steel plate anchor that had excellent composite effects and reached full strength until the maximum strength was reached. When the thickness of the steel plate was increased, the flexural stiffness and strength of the specimen were improved. Therefore, the flexural strength of AU-composite beams can be estimated using the flexural strength formula according to the KBC 2016.

**Keywords :** AU-composite beam, Bending experiments, Bending pcapacity evaluation, Fully composite behavior, Steel plate anchor

This work was supported by the Nuclear Research & Development of the Korea Institute of Energy Technology and Planning(KETEP) grant funded by the Korea government Ministry of Trade, Industry and Energy (no. 20151510400100). Also this research was supported by a grand (12 High-tech Urban D06) from High-tech Urban Development Program funded by Ministry and Maritime Affairs of Korean Government. In addition, this research was supported by N.I STEEL Co., Ltd., ACT PARTNER and N.tage Co., Ltd..

\*Corresponding Author : Byong Jeong Choi(Kyonggi Univ.)

Tel: +82-31-249-9702 email: bjchoi@kgu.ac.kr

Received January 31, 2018

Revised March 8, 2018

Accepted March 9, 2018

Published March 31, 2018

## 1. 서론

합성보는 강재보와 철근콘크리트 슬래브가 함께 어우러져 각각의 특성을 구조적으로 서로 보완하여 합리적이고 경제적인 시스템으로 만들어지고 있다. 이는 건축물의 보를 크게 만들 수 있어 내부 평면의 자율성을 극대화하고 공기단축과 더불어 시공성 향상 등의 이점을 가지고 있다. 그러나, 대부분의 합성보는 노출형으로서 H형강의 강재보 위에 상부 슬래브가 설치되고 합성을 위해 수평진단력에 저항하는 강재앵커(전단연결재)로서 스티드 앵커(Stud anchor)가 다수 사용되면서 층고를 절감하는 데에는 한계가 있다.[1][2][3][4]

이러한 H형강보를 대신하여 U형 강관을 절곡하거나 성형한 U형 강재보와 U형 단면의 상부 개방을 제어하여 구조적 폭을 유지하고 콘크리트 슬래브와의 합성을 위하여 A형의 덮개형 강재앵커(Steel plate anchors using folded steel plate)를 검토하여 U형 단면 상부에 설치한 반슬림 폐단면 충전형 합성보(The infilled composite beam with semi-slim closed section, AU-composite beam)를 연구하였다.

AU합성보는 Fig. 1과 같이 보 단면의 하부에 인장저항체인 U형 단면, 강재앵커(전단연결재)와 압축저항체의 역할을 수행하는 A형의 덮개형 강재앵커의 조합이다. 특히, 이 합성보는 측판의 높이에 따라 테크플레이트를 적용할 수 있는 특성을 가지고 있다. 또한, 덮개형 강재앵커는 폐단면으로서 튜브구조이며 내부에 콘크리트가 충전되어 휨강성과 강도를 높인다. 이에 본 연구에서는 AU합성보의 휨실험을 통하여 성능을 평가하고 설계시 적용될 평가식을 검토하였다.

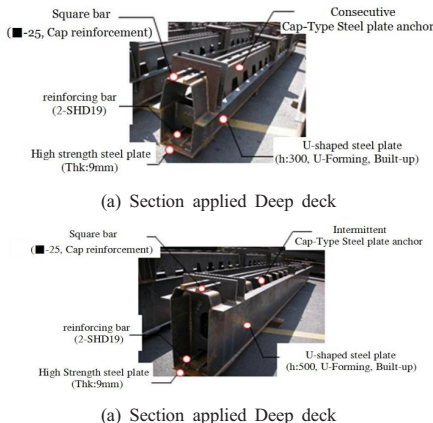


Fig. 1. Components of AU-composite beam

## 2. 현행 기준에 따른 공칭휨강도 산정

AU합성보의 휨성능 평가를 위하여 현행 기준인 건축구조기준(KBC 2016)에서 제시하는 방법을 적용하여 공칭휨강도를 산정하였다.[1][5][6][7] 공칭휨강도는 소성응력분포법(Plastic stress distribution method)을 사용하였으며, 적용되는 테크플레이트 및 소성중립축( $Y_{PNA}$ )의 위치에 따라 구분하였다.

소성응력 분포법은 합성단면의 공칭강도를 결정하는 방법으로서 계산을 단순화하여 편리하다. 이 방법은 재료가 탄소성거동을 하고 단면에 변형률이 선형적으로 분포한다고 전제하여 강재가 항복에 도달할 때 콘크리트는 압축으로 극한변형률( $\epsilon_u$ )인 0.003에 도달한 것을 가정하여 합성단면의 공칭강도를 산정한다.

### 2.1 Deep deck를 적용한 AU합성보의 공칭휨강도

Deep deck가 적용되는 경우에 AU합성보의 공칭휨강도는 정모멘트를 받는 합성단면의 소성중립축이 합성단면의 콘크리트 슬래브 내에 위치하는 Fig. 2와 덮개형 강재앵커 내에 위치하는 Fig. 3와 같은 경우로 구분하여 공칭휨강도를 산정한다.

#### 2.1.1 소성중립축이 콘크리트 슬래브 내에 위치하는 경우

콘크리트 슬래브의 압축강도( $P_{slab}$ )보다 강재보의 인장강도( $P_s$ )가 작거나 같을 경우에 소성중립축( $Y_{PNA}$ )은 슬래브 내에 위치한다. 이때 소성중립축의 위치는 식(1)에 의하며, 소성중립축 상부의 콘크리트 유효압축력( $C_e = P_{slab}$ )은 식(2)로 산정한다. 따라서 구해진 소성중립축에 의한 공칭휨강도는 식(3)과 같다.

$$Y_{PNA} = \frac{P_s}{0.85f_{ck}b_e} \quad (1)$$

$$C_e = P_{slab} = 0.85f_{ck}b_e Y_{PNA} \quad (2)$$

$$M_n = P_{slab} \left( \frac{Y_{PNA}}{2} \right) + P_s (H - Y_{PNA} - Y_s) \quad (3)$$

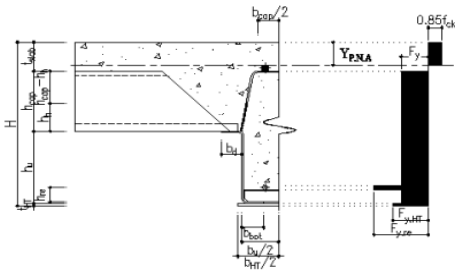


Fig. 2. Plastic stress distribution of AU-composite beam section when the YP.N.A is located within concrete slabs

### 2.1.2 소성중립축이 덮개형 강재앵커 내에 위치하는 경우

강재보의 인장강도( $P_s$ )가 콘크리트 슬래브의 압축강도( $P_{slab}$ )를 초과하는 경우, 소성중립축( $Y_{P.N.A}$ )은 강재보의 덮개형 강재앵커 내에 위치한다. 이때 소성중립축의 위치는 식(4)에 의하며 소성중립축 상부의 콘크리트 압축력( $P_c$ )은 식(8)로 산정한다. 따라서 공칭휨강도( $M_n$ )는 식(10)과 같다.

$$Y_{P.N.A} = \frac{T - (P_{slab} + P_{cap} + P_{bar})}{0.85f_{ck}b_u} \quad (4)$$

$$T = P_z + P_{HT} + P_{re} \quad (5)$$

$$P_{cap} = A_{cap}F_{y,cap} \quad (6)$$

$$P_{bar} = A_{bar}F_{y,bar} \quad (7)$$

$$P_c = P_{slab} + P_{mid} \quad (8)$$

$$P_{mid} = 0.85f_{ck}b_u Y_{P.N.A} \quad (9)$$

$$M_n = P_c(Y_{P.N.A} - d_1) + P_{cap}(Y_{cap} - Y_{P.N.A}) + T(H - Y_{P.N.A} - Y_T) \quad (10)$$

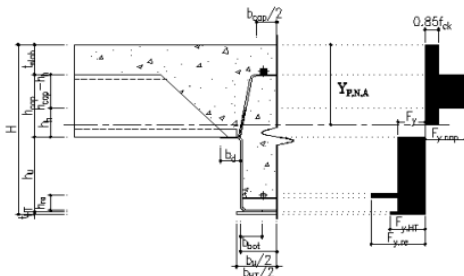


Fig. 3. Plastic stress distribution of AU-composite beam section when the YP.N.A is located within steel plate anchors

## 2.2 Truss deck를 적용한 AU합성보의 공칭 휨강도

Truss deck가 적용되는 경우에 AU합성보의 공칭휨강도는 정모멘트의 작용에 따라 소성중립축이 합성단면의 콘크리트 슬래브 내에 위치하는 Fig. 4와 U형 강재보 내에 위치하는 Fig. 5와 같은 경우로 구분하여 공칭휨강도를 산정한다.

### 2.2.1 소성중립축이 콘크리트 슬래브 내에 위치하는 경우

콘크리트 슬래브의 압축강도( $P_{slab}$ )보다 강재보의 인장강도( $P_s$ )가 작거나 같을 경우 소성중립축( $Y_{P.N.A}$ )은 슬래브 내에 위치한다. 이때 소성중립축의 위치는 식(11)에 의하며, 소성중립축 상부의 콘크리트 유효압축력( $C_e = P_{slab}$ )은 식(12)로 산정한다. 그러므로 구해진 소성중립축에 의한 공칭휨강도( $M_n$ )는 식(13)과 같다.

$$Y_{P.N.A} = \frac{P_s}{0.85f_{ck}b_e} \quad (11)$$

$$C_e = P_{slab} = 0.85f_{ck}b_e Y_{P.N.A} \quad (12)$$

$$M_n = P_{slab} \left( \frac{Y_{P.N.A}}{2} \right) + P_s(H - Y_{P.N.A} - Y_s) \quad (13)$$

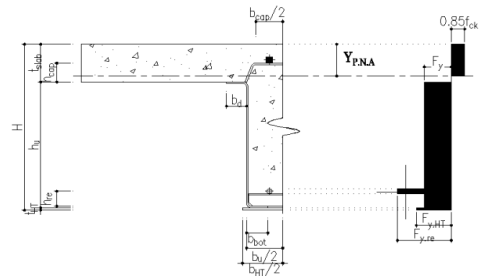


Fig. 4. Plastic stress distribution of AU-composite beam section when the YP.N.A is located in concrete slabs

### 2.2.2 소성중립축이 U형 강재보의 웨브 내에 위치하는 경우

강재보의 인장강도( $P_s$ )가 콘크리트 슬래브의 압축강도( $P_{slab}$ )를 초과하는 경우, 소성중립축( $Y_{P.N.A}$ )은 U형 강재보의 웨브 내에 위치한다. 이때 소성중립축의 위치는 식(14)에 의하며 소성중립축 상부의 콘크리트 압축력( $P_c$ )은

식(15)로 산정한다. 그러므로 공칭휨강도( $M_n$ )는 식(16)과 같다.

$$Y_{P.N.A} = \frac{1}{2} \left[ \frac{\{T_{re} + T_{HT} - (P_c + C_{bar})\}}{2t_u F_{y,u}} \right] + \frac{1}{2} [t_{slab} + H - t_{HT}] \quad (14)$$

$$P_c = P_{slab} + P_{mid} \quad (15)$$

$$M_n = P_c(Y_{P.N.A} - d_1) + \frac{P_s - P_c}{2}(Y_{P.N.A} - t_{slab}) + \frac{P_s + P_c}{2}(H - Y_{P.N.A} - d_2) \quad (16)$$

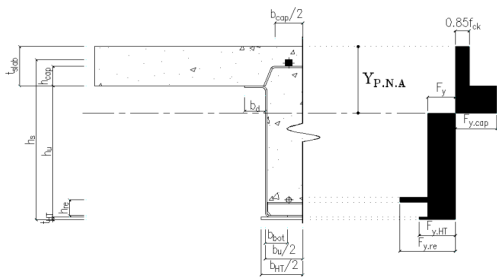


Fig. 5. Plastic stress distribution of AU-composite beam section when the YP.N.A is located within steel plate anchors

여기서,  $d_1$ 은 압축력에 저항하는 콘크리트의 응력 중심으로부터 상부 압축연단까지의 거리(mm),  $d_2$ 는 인장력에 저항하는 강재 단면의 응력중심으로부터 하부 인장연단까지의 거리(mm)이다.

### 3. 휨 성능 실험

#### 3.1 실험계획

AU합성보의 휨성능 평가를 위한 실험변수로 역학적 거동에 영향을 미치는 데크플레이트의 형상, 조립방법, 강판의 두께 및 보강방법을 선정하였다. 데크플레이트의 형상은 측판의 높이에 따라 Deep deck와 Truss deck로 구분하였으며, 조립방법에 대해서는 강판을 U형으로 절곡한 경우와 고강도 강판을 하부에 용접 부착하는 경우로 나누어 실험체를 제작하였다. 또한, Deep deck 적용 시 보 출을 증가시킨 대형단면을 포함하고 강판의 두께

를 3 가지로 구분하였다. 그리고 덮개형 강재앵커의 국부좌굴 보강에 대한 영향을 검토하기 위하여 Truss bar와 Square bar를 부착하여 보강한 단면을 추가하였다.

강판은 두께 4.5 mm(SM490), 6 mm(SM490), 9 mm(POSTEN60)을 적용하였으며, 단면 하부에 인장보강근은 2-SHD25( $f_y=500$  MPa)를 사용하였다. 덮개형 강재앵커의 보강을 위한 Truss bar의 경우 상·하현재는 SHD16, 대각재는 HD13( $f_y=400$  MPa)을 사용하고 Square bar(SS400)이다. 휨 성능 평가를 위한 9개 실험체의 일람은 Table 1에 나타내었다.

#### 3.2 실험 방법

실험체는 Fig. 6과 같이 양단 단순지지된 지간( $L = 6,000$  mm)에 1,800 mm의 가력보를 사용하여 2점 가력하였다. 가력에는 10,000 kN의 만능재료시험기(Universal testing machine)를 사용하여 0.065 mm/s의 속도로 변위 제어 방법을 사용하였다. 가력부와 중앙부의 실험체 하부에는 3개의 변위계(The linear variable differential transformer)를 설치하여 처짐을 측정하였으며, 강재보 단면의 변형도를 측정하기 위하여 Fig. 7과 같이 변형률계(Strain gauge)를 부착하였다.

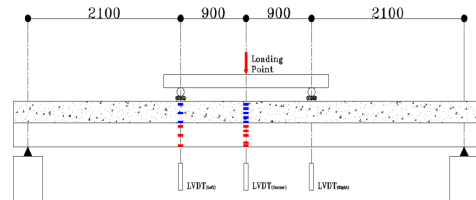


Fig. 6. Experimental settings

#### 3.3 재료 실험

콘크리트는 설계기준강도( $f_{ck}$ )는 27 MPa로 계획하고, KS F 2403에 따라 제작한 공시체의 콘크리트 압축강도 시험 결과를 Table 2에 나타내었다. 강재의 강판은 두께가 6.0 mm인 경우 SM490, 고강도 강판인 두께 9.0 mm는 POSTEN60가 적용되어 제작된 시험편의 시험 결과를 Table 3에 나타내었다. 또한, 보강한 이형철근의 시험 결과를 Table 3에 나타내었다.

Table 1. List of specimens

Specimens	Slab	Shape characteristic			Depth	Manufacturing	Deck system	Reinforcement
		Thickness						
		Type	Anchor	U-shaped				
CA-3UD-X	○	A	4.5	6	300	U-Forming	Deep deck	X
CB-3UD-X	○	B	6	9	300	U-Forming		X
CA-3UD-R	○	A	4.5	6	300	U-Forming		Truss bar
CB-3UD-R	○	B	6	9	300	U-Forming		Truss bar
CC-3UD-S	○	C	6	6	300	U-Forming		Square bar
CD-3BD-S	○	D	6	6+9	300	Built-up		Square bar
CD-5BD-S	○	D	6	6+9	500	Built-up	Square bar	
CC-5UT-S	○	C	6	6	500	U-Forming	Truss deck	Square bar
CD-5BT-S	○	D	6	6+9	500	Built-up		Square bar

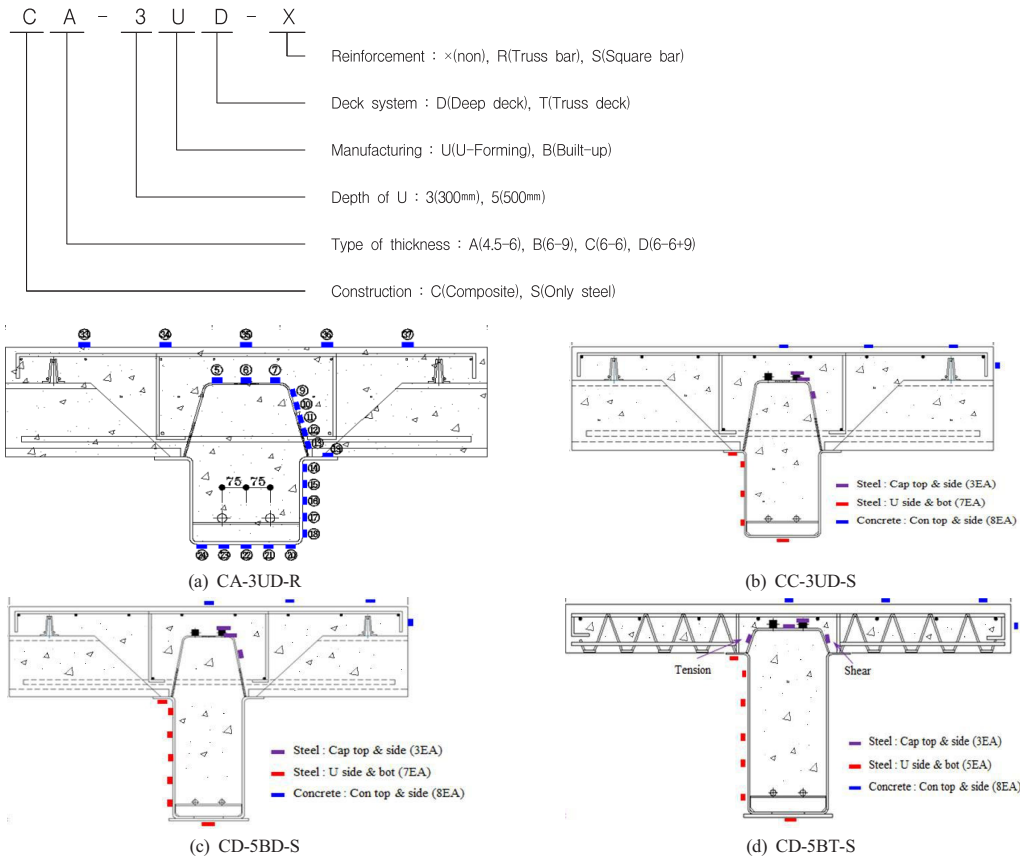


Fig. 7. Location of measuring sensors

Table 2. Test results of concrete

Specific concrete strength ( $f_{ck}, MPa$ )	Test		Elastic modulus ( $E_c, MPa$ )
	Compressive strength ( $f_{max}, MPa$ )	Strain ( $\epsilon_{peak}$ )	
27	37.4	0.002341	15989.2

Table 3. Test results of steel

Item	Size	Stress (MPa)		Yield ratio	Yield strain ( $\epsilon_y$ )	Elastic modulus ( $E_s, MPa$ )
		Yield	Tensile			
Plate	THK : 6.0	433.9	540.8	0.80	0.002162	200,749
	THK : 9.0	464.8	675.9	0.69	0.002221	209,304
re-bar	D16	572.8	705.1	0.81	0.002958	193,618
	D25	558.6	689.8	0.81	0.002743	203,644



Table 4. Test results

Specimens	$K_i$ (kN/mm)	$P_y$ (kN)	$P_{max}$ (kN)	$0.8P_{max}$ (kN)	$P_{max}/P_y$	$\delta_y$ (mm)	$\delta_{Pmax}$ (mm)	$\delta_{0.8Pmax}$ (mm)	$\delta_{0.8Pmax}/\delta_y$
CA-3UD-X	67.0	1,880	2,125	1,700	1.13	27	71	-	2.63
CB-3UD-X	70.4	2,250	2,605	2,084	1.16	27	129	-	4.79
CA-3UD-R	70.2	1,999	2,326	1,861	1.16	28	99	-	3.62
CB-3UD-R	87.0	2,265	2,598	2,079	1.15	26	77	-	3.03
CC-3UD-S	52.3	1,263	1,524	1,220	1.21	25	97	311	12.25
CD-3BD-S	61.1	1,920	2,209	1,767	1.15	29	95	139	4.74
CD-5BD-S	119.6	2,686	3,279	2,623	1.22	22	84	149	6.92
CC-5UT-S	52.2	1,087	1,295	1,036	1.20	24	75	91	3.85
CD-5BT-S	70.9	1,607	1,935	1,548	1.20	24	77	103	4.29

•  $P_y$  : Yield load

•  $P_{max}$  : Maximum load

•  $0.8P_{max}$  : 80% load of maximum load

•  $\delta_y$  : Displacement at yield load

•  $\delta_{Pmax}$  : Displacement at maximum load

•  $\delta_{0.8Pmax}$  : Displacement at 80% load of maximum load

## 4. 실험 결과

### 4.1 파괴 거동

각 실험체의 파괴 형상은 Fig. 8에 나타내었고, 거동은 두 가지로 구분할 수 있었다. 덮개형 강재앵커의 강판 두께가 U형 단면보다 얇은 CA-3UD-X, CB-3UD-X,

CA-3UD-R, CB-3UD-R 실험체는 가력 초기에 선형적 거동을 보였으나, 가력점에서 최초 균열이 발생하였다. 이후 강성이 급격히 감소하며 내력증가가 미미하고 변위만 일정하게 발생하였다. 또한, 상부 덮개형 강재앵커의 형상을 따라 보 단부에 균열이 발생하며 미끄러짐이 시작되었으며 이후 가력이 지속되면서 가력점에서의 균열

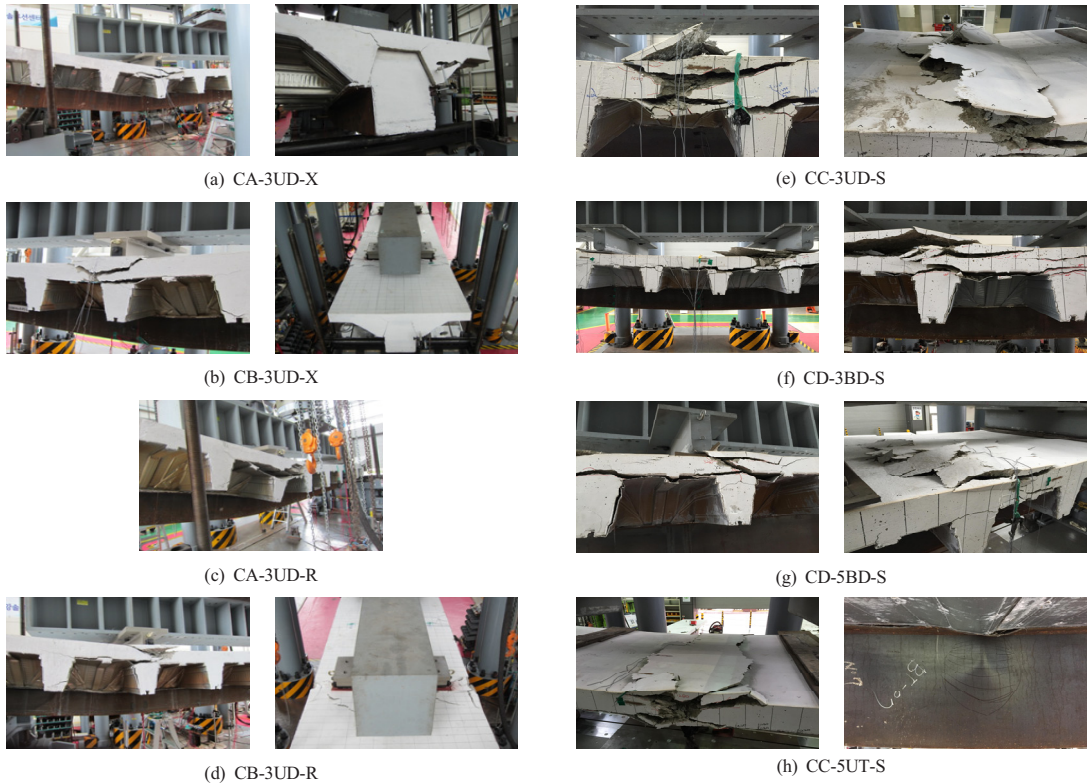


Fig. 8. Failure mode

이 진전되어 슬래브 콘크리트가 파괴되었다. 4개의 실험체는 유사하게 변위가 약 100 mm를 지나면서 좌·우측의 변위계가 중앙부의 변위를 초과하였다. 그러나, 폐단면을 가지는 충전 합성보의 효과로 인해 급격한 내력저하를 보이지 않았다.

U형 단면의 강판두께가 덮개형 강제앵커와 동일하거나 단면 일부가 두꺼운 CC-3UD-S, CD-3BD-S, CD-5BD-S, CC-5UT-S, CD-5BT-S 실험체는 하중 초기에 덮개형 강제앵커의 강판두께가 U형 단면보다 얇은 실험체와 유사한 거동을 보였다. 그러나 지속적으로 하중이 증가하면서 CC-3UD-S 실험체는 최대하중의 약 85%인 1,330 kN에서 미세 균열이 시작되면서, 중앙부의 콘크리트 슬래브가 압괴되고 압축철근에 좌굴이 발생하여 최대내력에 도달하였다. 이에 따라 소폭 내력저하를 보였으나, 충전 합성보의 효과로 하중의 증가 없이 지속적으로 변위가 발생하는 연성적 거동을 보였다. CD-3BD-S 실험체도 유사하게 최대하중의 약 82%인 1,790 kN에서 미세 균열이 시작되었으며, 이후 하중이 증가하면서 가력점 하부의 균열이 수평방향으로 진전되고 최대강도점에 도달하였다. 이에 따라 소폭의 내력저하가 발생하였고, 이후에는 동일한 거동을 보였다.

또한, CD-5BD-S 실험체는 가력점에서 시작된 균열이 최대하중의 약 77%인 2,480 kN에서 발생하였으며 하중 증가와 함께 균열이 진전되었으나 균열이 수평방향으로 진전되지는 않았다. 단면의 중앙부에서 콘크리트 슬래브가 압괴되어 최대강도에 도달하였고 소폭 내력저하를 보인 후 충전합성보의 거동을 보였다.

Truss deck를 적용한 CC-5UT-S 실험체는 슬래브의 균열이 1,270 kN에서 발생하였고, 곧바로 1,290 kN에서 최대강도점에 도달하였다. 최대강도 발현 후 콘크리트 슬래브가 파괴되어 압축내력을 발휘하지 못하여 U형 강판에 국부좌굴이 발생하였으며, 완만한 내력저하와 함께 중앙부에서 국부좌굴의 정도가 커졌다. CD-5BT-S 실험체는 1,920 kN에서 가력점의 균열이 발생하였고, 이후 중앙부의 슬래브가 압괴되어 최대내력에 도달하였다. 균열이 발생한 가력점 하부의 강판에서 국부좌굴이 발생하였으며 그 이후 동일한 거동을 보였다.

#### 4.2 하중-변위 관계

휨 실험의 하중-변위 관계에 대한 결과는 Table 4에 정리하였으며, 실험체의 항복하중( $P_y$ ) 산정은 1/3 접선

법을 적용하여 평가하였다.[2][3]Fig. 9과 같이 하중-변위 곡선에서 초기 기울기 접선 (a)와 최대내력의 1/3 선분 (b)를 평행이동시켜 하중-변위 곡선과 만나는 접선(c)가 만나는 교점을 항복하중( $P_y$ ), 항복변위( $\delta_y$ )로 산정하였다. 실험체의 초기강성( $K_i$ )은 최대강도( $P_{max}$ )의 10% 점과 50% 점을 연결한 선분의 기울기로 산정하였다.

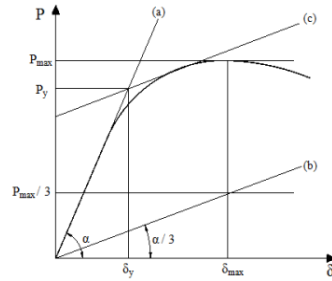


Fig. 9. The estimate of yield load(tangent method)

실험결과를 단면 형상에 따라 두 분류로 구분하였다. Deep deck 실험체의 초기강성은 52.3~119.6 kN/mm로 평균 75.4 kN/mm이며, 최대하중과 항복하중의 비는 1.13~1.22로 평균 1.17로서 유사한 내력비를 보였다. CA-3UD-X, CB-3UD-X, CA-3UD-R, CB-3UD-R 실험체는 최대 내력점 이후에  $0.8P_{max}$  이상을 유지하며 약 200mm 변위가 나타났다. 이에 따라 최대강도의 80%인 경우의 변위( $\delta_{0.8P_{max}}$ )와 항복강도 시 변위( $\delta_y$ )를 적용하여 연성도를 평가하였다. 평가결과, 2.63~4.79로서 평균 3.5의 값을 보였다.

또한, CC-3UD-S, CD-3BD-S, CD-5BD-S, CC-5UT-S, CD-5BT-S 실험체는 최대강도 발현 이후 완만한 내력저하를 보였다.  $\delta_{0.8P_{max}}$  점을 사용하여 평가한 연성도는 4.74~12.25로 평균 8.0을 나타내었다. 동일하게  $\delta_{P_{max}}$ 를 사용할 경우는 3.24~3.93으로 평균 3.7을 보였다. 따라서, Deep deck 실험체의 최대강도시 변위를 사용한 변위연성도는 평균 3.6을 보였다.

Truss deck 실험체인 CC-5UT-S, CD-5BT-S의 초기강성은 52.2~70.9 kN/mm로 평균 61.5 kN/mm이며, 최대하중과 항복하중의 비는 모두 1.2 이다. 최대하중의 80%인 성능점의 변위량과 항복하중시 변위량의 비는 3.85~4.29로 평균 4.0을 보였고,  $\delta_{P_{max}}$ 를 사용할 경우는 3.16~3.23으로 평균 3.2를 보였으며, Deep deck 실험체와 비

교시 약 10% 작은 값이다. 이는 덮개형 강재앵커의 영향으로 폐단면된 튜브구조에 따라 연성적인 특성을 보이거나, 단속 배치되어 연속 배치된 실험체보다 작게 나타나는 것으로 판단된다.

## 5. 비교 분석 및 고찰

### 5.1 초기강성 및 내력

실험체의 하중-변위 관계에서 선정된 초기강성, 항복하중, 최대강도를 Table 5에 나타내었다.

Table 5. Initial stiffness and maximum load of specimens

Specimens	Test				Theory	$P_{max} / P_{Theory}$
	$K_i$ (kN/mm)	$P_y$ (kN)	$P_{max}$ (kN)	$P_{max} / P_y$	$P_{max}$ (kN)	
CA-3UD-X	67.0	1,880	2,125	1.13	1,924	1.10
CB-3UD-X	70.4	2,250	2,605	1.16	2,418	1.08
CA-3UD-R	70.2	1,999	2,326	1.16	1,924	1.21
CB-3UD-R	87.0	2,265	2,598	1.15	2,418	1.07
CC-3UD-S	52.3	1,263	1,524	1.21	1,192	1.28
CD-3BD-S	61.1	1,920	2,209	1.15	1,577	1.40
CD-5BD-S	119.6	2,686	3,279	1.22	2,473	1.33
CC-5UT-S	52.2	1,087	1,295	1.20	1,161	1.12
CD-5BT-S	70.9	1,607	1,935	1.20	1,626	1.19

Deep deck를 적용한 실험체 중 CC-3UD-S 실험체가 52.3 kN/mm로 가장 작은 강성을 보였으며, 보 춤을 증가시킨 CD-5BD-S가 119.6 kN/mm로 가장 큰 강성을 보였다. U형 강관의 높이가 300 mm로 동일한 실험체들은 평균 68 kN/mm로 유사한 강성을 보였으며, CB-3UD-X, CB-3UD-R 실험체는 U형 강관의 두께가 9 mm로 강재량이 많아 비교적 높은 강성을 보였다. CD-3BD-S 실험체는 고강도 강관을 용접 부착한 것으로 CC-3UD-S 실험체 대비 약 10% 높은 강성을 발휘하였다.

Truss deck 실험체 중 강관 용접조립 실험체인 CD-5BT-S는 70.9 kN/mm로 절곡형 실험체 CC-5UT-S 대비 약 20% 높은 강성을 발휘하였다.

재료의 설계기준강도를 적용하여 계산한 공칭휨강도를 Table 5에 정리하고, 실험값과 비교하여 나타내었다. 모든 실험체는 합성단면의 공칭휨강도를 상회하였으며

1.07~1.4 배의 휨강도를 발휘하였다. Deep deck를 적용한 실험체 중 절곡한 U형 강관을 사용한 실험체는 7~28%를 상회하는 휨강도를 나타내었으며, 고강도 강관을 용접 접합한 실험체는 33~40%를 상회하는 휨강도를 발휘하였다. Truss deck를 적용한 실험체는 절곡한 U형 강관을 사용할 경우 12%, 고강도강관을 용접 접합할 경우 19%를 상회하였다. Deep deck 실험체 대비 초과강도는 작았으나 충분한 여유강도를 확보한 것으로 판단된다.

따라서, AU합성보는 완전합성보로 거동하며 합성단면의 휨강도 평가 시 건축구조기준(KBC 2016)에서 제시하는 소성응력분포법을 사용한 강도산정식을 적용할 수 있다.

### 5.2 단면의 변형률 분포

AU합성보 단면의 각 요소에 부착한 변형률계(Strain gauge)로부터 각 하중 단계에 따른 단면의 변형률 분포를 Fig. 10에 나타내었다. 실험체 9개는 모두 변형률 분포가 합성단면에 선형으로 분포하는 것으로 보아 완전합성보의 거동을 보였고, 이에 따라 중립축이 단면의 상부로 이동하며 안정적인 소성거동을 보였다. 변형률 분포로부터 검증된 단면의 중립축을 합성 단면의 설계 시 고려되어야 할 것이다. 또한, 덮개형 강재앵커(연속형)의 경우는 탄소성중립축이 덮개형 강재앵커의 측판부에 위치하기 때문에 단면의 휨강도에 미치는 영향이 작다. 따라서, 단면의 휨강도 산정 시 이를 고려하여 단면의 설계법을 단순화할 수 있다.

### 5.3 변수 비교

#### 5.3.1 Truss bar

강재앵커 두께 4.5 mm와 U형 강관 두께 6 mm의 실험체인 CA-3UD-X 와 CA-3UD-R, 그리고 강재앵커 두께 6 mm와 U형 강관 두께 9 mm의 실험체인 CB-3UD-X 및 CB-3UD-R에 대해 Truss bar의 유무를 변수로 비교하였다. 이들의 하중-변위 관계를 Fig. 11에 나타내어 비교한 바와 같이 합성시 Truss bar의 효과는 강관이 상대적으로 얇은 4.5-6.0 조합의 경우는 강성이 5%, 강도가 9% 높게 나타났다. 강관이 6.0-9.0 조합인 경우는 강성이 약 24% 높았으나 강도는 동일하게 나타났다. 이들을 비교하여 Table 6와 Fig. 11에 나타내었다.



Table 6. Comparison of strength with or without Truss bar

Specimens	$K_i$ (kN/mm)	$P_y$ (kN)	$P_{max}$ (kN)
(1) CA-3UD-X	67.0	1,880	2,125
(2) CA-3UD-R	70.2	1,999	2,326
(2)/(1)	1.05	1.06	1.09
(3) CB-3UD-X	70.4	2,250	2,605
(4) CB-3UD-R	87.0	2,265	2,598
(4)/(3)	1.24	1.01	1.00

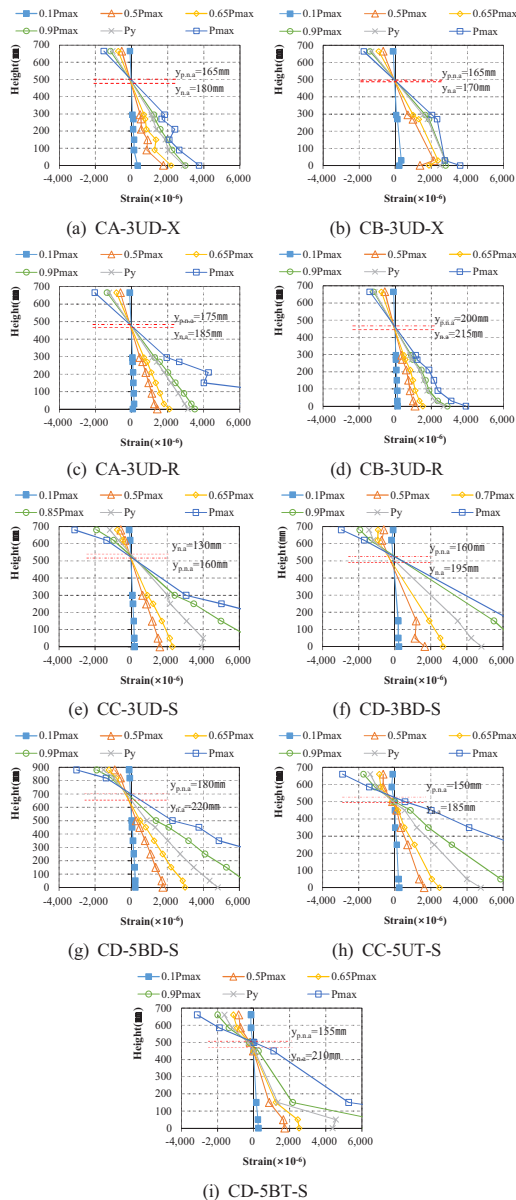


Fig. 10. Load-strain relationship for each specimens (.cont)

### 5.3.2 강판 두께

Truss bar가 설치되지 않은 CA-3UD-X 및 CB-3UD-X 실험체의 경우, 강판의 두께가 변수로서 4.5-6.0 조합과 6.0-9.0 조합이다. 이 실험체는 강판 두께가 증가하여 강성은 약 5%, 휨강도는 약 23% 증가하였다. Truss bar가 설치된 CA-3UD-R 및 CB-3UD-R 실험체의 경우에도 강판의 두께가 변수가 된 4.5-6.0 조합과 6.0-9.0 조합으로서 이 실험체의 강판 두께 증가로 강성은 약 24%, 휨강도는 약 12% 증가하였다. 따라서 Truss bar의 효과로 인해 강성의 증가량이 약 20% 많아졌으나, 휨강도의 증가량은 약 12% 감소하였다. 이들을 정리하여 Table 7 과 Fig. 12에 나타내었다.

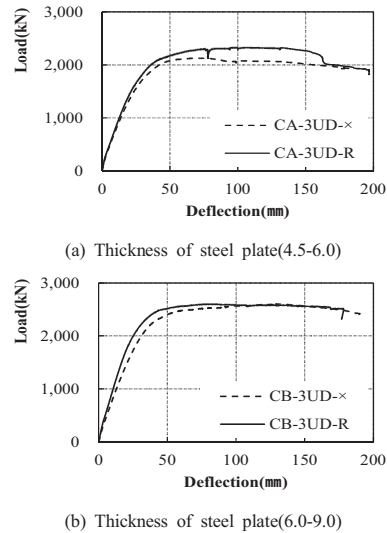


Fig. 11. Load-Strain relationship with or without Truss bar

Table 7. Comparison of strength according to thickness of steel plate

Specimens	$K_i$ (kN/mm)	$P_y$ (kN)	$P_{max}$ (kN)
(1) CA-3UD-X	67.0	1,880	2,125
(2) CB-3UD-X	70.4	2,250	2,605
(2)/(1)	1.05	1.20	1.23
(3) CA-3UD-R	70.2	1,999	2,326
(4) CB-3UD-R	87.0	2,265	2,598
(4)/(3)	1.24	1.13	1.12

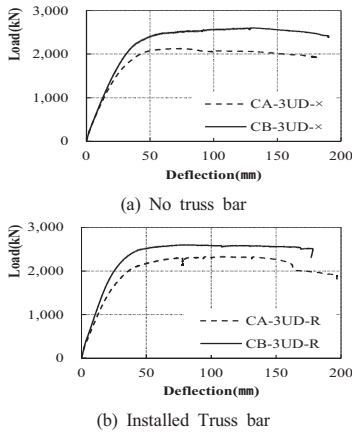


Fig. 12. Load-Strain relationship according to thickness of steel plate

5.3.3 조립 방법

AU합성보의 U형 강관은 절곡형을 기준으로 성능의 개선을 위해 하부에 고강도 강관을 용접하여 부착하였다. 고강도 강관을 용접하여 부착하고 Deep deck가 적용된 CD-3BD-S 실험체는 절곡형 실험체인 CC-3UD-S와 비교할 경우 휨강성이 20%, 휨강도가 40% 높게 발휘하였으나, 동일한 변위에서 최대강도점에 도달하였다. 또한, 고강도 강관을 용접하여 부착하고 Truss deck가 적용된 CD-5BT-S 실험체는 절곡형 실험체인 CC-5UT-S와 비교시 휨강성이 40%, 휨강도가 50% 높게 발휘하였으며 그 크기는 미미하지만 약 4% 높은 변위에서 최대강도점에 도달하였다. 이들을 정리하여 Table 8과 Fig. 13에 나타내었다.

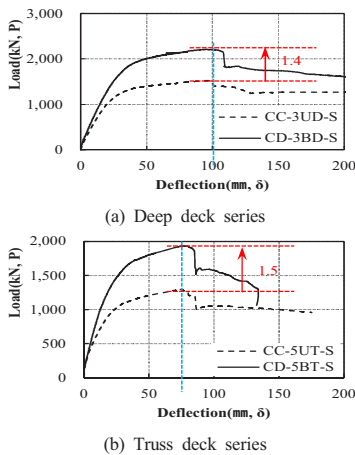


Fig. 13. Load-Strain relationship by steel plate

Table 8. Comparison of performance by manufacturing

Specimens	$K_i$ (kN/mm)	$P_y$ (kN)	$P_{max}$ (kN)	$0.8P_{max}$ (kN)	$P_{max}/P_y$	$\delta_y$ (mm)	$\delta_{P_{max}}$ (mm)	$\delta_{0.8P_{max}}$ (mm)	$\delta_{0.8P_{max}}/\delta_y$
(1) CC-3UD-S	52.3	1,263	1,524	1,220	1.21	25	97	311	12.25
(2) CD-3BD-S	61.1	1,920	2,209	1,767	1.15	29	95	139	4.74
(2)/(1)	1.2	1.5	1.4	1.4	1.0	1.2	1.0	0.4	0.4
(3) CC-5UT-S	52.2	1,087	1,295	1,036	1.20	24	75	91	3.85
(4) CD-5BT-S	70.9	1,607	1,935	1,548	1.20	24	77	103	4.29
(4)/(3)	1.4	1.5	1.5	1.5	1.0	1.0	1.0	1.1	1.1

5.3.4 대형단면 성능

Deep deck를 적용한 AU합성보의 보 춤을 300 mm에서 500 mm로 증가시킨 대형단면의 휨성능을 비교하여 Table 9과 Fig. 14에 나타내었다. 보 춤을 200 mm 증가시켜 휨강성이 2.0배, 휨강도가 1.5배 향상되었으나, 변형성능은 0.9배 감소하였다. 따라서 AU합성보의 단면 설계 시 보 춤의 증가는 변형성능을 저하시킬 수 있으므로 이를 고려해야 할 것이다.

Table 9. Comparison of performance by depth of beam

Specimens	$K_i$ (kN/mm)	$P_y$ (kN)	$P_{max}$ (kN)	$0.8P_{max}$ (kN)	$P_{max}/P_y$	$\delta_y$ (mm)	$\delta_{P_{max}}$ (mm)	$\delta_{0.8P_{max}}$ (mm)	$\delta_{0.8P_{max}}/\delta_y$
(1) CD-3BD-S	61.1	1,920	2,209	1,767	1.15	29	95	139	4.74
(2) CD-5BD-S	119.6	2,686	3,279	2,623	1.22	22	84	149	6.92
(2)/(1)	2.0	1.4	1.5	1.5	1.1	0.7	0.9	1.1	1.5

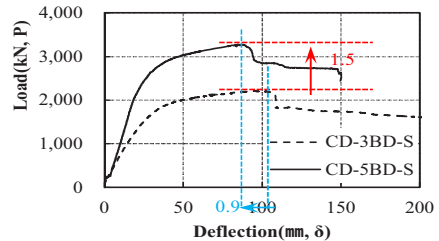


Fig. 14. Load-Strain relationship by Steel plate

## 6. 결 론

덮개형 강제앵커를 일체형의 강제앵커(전단연결재)로 적용한 AU합성보의 휨성능을 검증하였다. AU합성보는 Deep deck와 Truss deck를 적용하는 단면을 대상으로 하였으며 Truss bar, 강관두께, 조립방법 및 대형단면 등에 대한 성능을 검증하였다. AU합성보에 대한 단순지지 휨실험에 대한 성능은 다음과 같이 요약될 수 있다.

1. 양단 단순지지된 AU합성보를 휨실험한 결과, 9개의 실험체는 하중 초기 선형적으로 하중이 증가하였으며 콘크리트 슬래브의 파괴에 의해 최대강도점이 결정되었다. 슬래브 파괴로 최대강도점 이후 AU합성보는 충전합성보로서 최대 내력의 85% 이상 내력을 발휘하였고 연성적인 거동을 보였다.
2. 덮개형 강제앵커를 통해 합성효과를 발휘함으로써 모든 실험체가 최대내력에 도달할 때까지 완전합성거동을 보였으며, 합성단면에 선형적인 변형을 분포를 보였다. 이에 따라 중립축이 단면의 상부로 이동하며 안정적인 소성거동을 보였다.
3. AU합성보에 사용되는 강관을 4.5-6.0에서 6.0-9.0으로 증가시켜 휨강성은 20%이상, 휨강도는 10% 증가하였다. 또한 U형 단면에 대해 고강도 강관(9.0mm)을 하부에 용접 부착함으로써 휨강성 20% 이상, 휨강도 40% 이상 개선이 가능하였고, 변형 성능도 모두 동일하였다.
4. 테크플레이트의 특성에 맞추어 Deep deck와 Truss deck를 적용시켜 실험값과 설계기준강도에 의한 공칭휨강도를 비교한 결과, 모든 실험체에서 공칭휨강도를 상회하며 1.07~1.4배의 휨강도를 발휘하였다. 따라서, AU합성보의 휨강도는 건축구조기준에 따라 제안된 휨강도식을 적용할 수 있을 것으로 판단되었다.

## References

- [1] Kim, S.B., Kim, S.S., Lee, W.R., Kim, J.Y., Lee, S.B., Ryu, D.S., Kim, D.H., Study on the Flexible Strength of U-shape Hybrid Composite Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, vol. 24, no. 5, pp. 521-534, 2012.  
DOI: <https://doi.org/10.7781/kjoss.2012.24.5.521>
- [2] Heo, B.W., Kwak, M.K., Bae, K.W., Jung, S.M., Kang,

S.K., Flexural Capacity of the Profiled Steel Composite Beams with Truss Deck Plate, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, vol. 19, no. 4, pp. 413-423, 2007.

- [3] Lee, E.T., Lee, S.H., Jang, B.R., Flexural Performance Evaluation of Semi-slim floor Composite Beams for Reduction of Story Height, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, vol. 20, no. 1, pp. 165-173, 2008.
- [4] Kim, S.S., Kim, S.M., Kim, S.B., Seo, D.G., Kim, K.S., An Experimental Study on the Behavior of the T-type Steel Composite Beam, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, vol. 16, no. 2, pp. 225-233, 2004.
- [5] AIK, Korea building code and commentary- structural, Architectural Institute of Korea, 2016.
- [6] KSSC, Standard of design of steel structure by load and resistance factor design method, Korean Society of Steel Construction, 2014.
- [7] AISC, Steel Construction Manual, American Institute of Steel Construction, 2011.

### 임 환 택(Hwan Taek Lim)

[정회원]



- 2004년 2월 : 서울시립대학교 도시과학대학원 건축공학과 (공학석사)
- 2014년 3월 ~ 현재 : 경기대학교 대학원 건축공학과 (박사과정)

<관심분야>

건축구조, 강구조

### 최 병 정(Byong Jeong Choi)

[정회원]



- 1988년 2월 : 중앙대학교 대학원 건축공학과 (공학석사)
- 1998년 12월 : 일리노이공과대학교 대학원 건축공학과 (공학박사)
- 2001년 3월 ~ 현재 : 경기대학교 플랜트·건축공학과 교수

<관심분야>

건축구조, 강구조, 내진해석, 재난안전